

Estimación de la rigidez de estructuras de mampostería confinada a partir de datos dinámicos

Francisco Garcés, Marianela Lafuente y Carlos Genatios

Instituto de Materiales y Modelos Estructurales (IMME)
Facultad de Ingeniería, Universidad Central
IMNE-UCV, Apto Postal 50.361, Caracas 1050-A, Venezuela
Tel.: 58-212-605 31 36; Fax: 58-212-605 31 35
e-mail: francisco.garces@univ-mlv.fr, mlafuen@reaccium.ve, cgenatios@reaccium.ve

Ahmed Mebarki

Laboratoire de Mécanique, Université de Marne la Vallée
5 Bd Descartes, Cité Descartes
77454 Marne-la-Vallée, Cedex 2, Francia
Tel.: 33-1-60 95 77 93; Fax: 33-1-60 95 77 99
e-mail: mebarki@univ-mlv.fr

Resumen

En este trabajo se presenta la aplicación de un método de estimación de la rigidez a estructuras de baja altura compuestas por muros de mampostería confinada. El método estima la rigidez a cortante (GA) y a flexión (EI), a partir del conocimiento de la matriz de masa y de una evaluación experimental previa, de la cual se hayan obtenido al menos dos frecuencias de vibración y sus respectivas formas modales. Una vez presentados los métodos de identificación de la rigidez y ajuste de la matriz de masa, se realizan simulaciones numéricas, que permiten establecer la sensibilidad de la estimación de la rigidez en función de diversas variables tales como el modelo de masa utilizado, la geometría de la estructura y la presencia de aberturas. Adicionalmente se propone una metodología para la cuantificación del cambio de rigidez ocurridos en una estructura compuesta por muros de mampostería confinada.

Palabras clave:

dinámica, rigidez, mampostería, identificación estructural, matriz de masa, matriz de rigidez.

EXPERIMENTAL EVALUATION OF LATERAL STIFFNESS OF CONFINED MASONRY STRUCTURES

Summary

This article presents an identification method for the assessment of stiffness coefficients due to shear (GA) and flexural (EI) behavior of confined masonry structures. The numerical evaluation is based on experimental data and considers the influence of various mass models. A non parametric method is employed for mass model identification and an identification method is presented for the evaluation of the stiffness of shear wall structures, both requiring experimental data. The influence of various mass models is evaluated. A procedure employed in the evaluation of the stiffness variation of shear wall buildings is proposed and a numerical example is evaluated, leading to satisfactory results.

Keywords:

dynamics, stiffness, masonry, experimental evaluation, mass matrix, stiffness matrix.

INTRODUCCIÓN

Venezuela es un país que posee en la actualidad y desde hace mucho tiempo un gran déficit de unidades habitacionales, en especial de aquéllas requeridas por los sectores de menores recursos¹. La manera tradicional de emprender la solución de este problema es mediante la construcción en serie de viviendas, generalmente con las mismas características y de alta repetitividad en todo el país; en este caso, las soluciones estructurales compuestas por muros de concreto y de mampostería confinada han sido muy utilizadas, siendo las últimas las preferidas en el sector poblacional que practica la autoconstrucción. Se cuenta entonces con un gran número de estructuras ya construidas que requieren ser evaluadas a fin de estimar su futuro previsible ante situaciones eventuales como un sismo o también su estado posterior a la ocurrencia del mismo.

Es constante la búsqueda de métodos de análisis simplificados para estimar el comportamiento dinámico y estructural de edificaciones compuestas por muros, en especial con aberturas²⁻⁴. Una vía para la estimación de la condición estructural es la utilización de la información proveniente de ensayos dinámicos experimentales junto con los modelos analíticos desarrollados⁵⁻⁹. A partir del estudio de la tipología estructural en combinación con información dinámica experimental se proponen metodologías de estimación de la rigidez y daño de estructuras con aplicaciones en la ingeniería aeronáutica y civil¹⁰⁻¹³, para edificios aporticados^{14,15}, voladizos¹⁶ y estructuras compuestas por muros^{17,18}.

En lo siguiente se presenta el método de identificación de la rigidez y las expresiones resultantes de un método de reajuste de la matriz de masa. Una vez definidos los criterios tomados para la simulación de las estructuras de mampostería confinada se presentan y discuten los resultados de la estimación de la rigidez de estructuras de muros de mampostería confinada con diferentes consideraciones de masa, geometrías e inclusión de aberturas en las secciones de los muros. Finalmente se propone una metodología de estimación de la variación de la rigidez de sistemas compuestos por muros.

El trabajo logra establecer la importancia del ajuste previo de la matriz de masa para la identificación de la matriz de rigidez, además de demostrar la viabilidad de utilizar el método presentado como herramienta para la estimación de la rigidez lateral y cambios de la misma en estructuras compuestas por muros de mampostería confinada.

MÉTODO DE IDENTIFICACIÓN DE LA RIGIDEZ DE PISO PARA EDIFICIOS COMPUESTOS POR MUROS

Se presenta un método de identificación de la rigidez a flexión y cortante en edificios compuestos por muros⁶ (Figura 1), el cual requiere de un análisis experimental previo, del cual se conozcan al menos dos frecuencias de vibración y sus respectivas formas modales, además de la matriz de masa del sistema. Esta matriz de masa ($\tilde{\mathbf{M}}$) es una matriz inicial, teórica, que luego será ajustada para obtener la matriz \mathbf{M} , a partir de los datos experimentales, tal como se discute en la siguiente sección.

Los parámetros dinámicos de la estructura de la Figura 1 podrían ser determinados a partir de la resolución del sistema de ecuaciones siguiente¹⁸

$$(\lambda_i^{-1} - \mathbf{F}\mathbf{M})\phi_i = 0 \quad (1)$$

siendo \mathbf{F} la matriz de flexibilidad del sistema, \mathbf{M} la matriz de masa, $\lambda_i = \omega_i^2$ (frecuencia propia i) y ϕ_i vector propio i .

Sustituyendo las matrices \mathbf{F} y \mathbf{M} en la ecuación (1) y desarrollando cada ecuación algebraicamente para las frecuencias de vibración ω_a y ω_b , y los valores modales ϕ_a y ϕ_b se obtiene el siguiente sistema

$$\begin{aligned}
 f_{1,1}m_1\phi_a^1 + f_{1,2}m_2\phi_a^2 + \dots + f_{1,(N-1)}m_N\phi_a^N &= \frac{1}{\omega_a^2}\phi_a^1 \\
 f_{1,1}m_1\phi_b^1 + f_{1,2}m_2\phi_b^2 + \dots + f_{1,(N-1)}m_N\phi_b^N &= \frac{1}{\omega_b^2}\phi_b^1 \\
 &\vdots \\
 f_{N,1}m_1\phi_a^1 + f_{N,2}m_2\phi_a^2 + \dots + f_{N,N}m_N\phi_a^N &= \frac{1}{\omega_a^2}\phi_a^N \\
 f_{N,1}m_1\phi_b^1 + f_{N,2}m_2\phi_b^2 + \dots + f_{N,N}m_N\phi_b^N &= \frac{1}{\omega_b^2}\phi_b^N
 \end{aligned} \tag{1a}$$

Para la estructura de la Figura 1, puede obtenerse cada término de la matriz de flexibilidad según la siguiente expresión

$$\begin{aligned}
 f_{ij} = & \sum_{k=1}^i \left[\frac{1}{2} \frac{1}{(EI)_k} H_k^2 \left(\frac{2}{3} H_k + \sum_{l=k+1}^j H_l \right) \right] + \sum_{k=1}^{i-1} \left[\frac{1}{(EI)_k} \left(H_k \sum_{l=k+1}^j H_l \right) \left(\frac{1}{2} H_k + \sum_{l=k+1}^j H_l \right) \right] + \\
 & + \sum_{k=1}^i \frac{H_k}{GA/(\gamma)_k} \quad \text{para } j \geq i
 \end{aligned} \tag{1b}$$

siendo H la altura de piso, E el módulo de elasticidad, I la inercia del piso, G el módulo de corte y A/γ el área efectiva a corte de la sección.

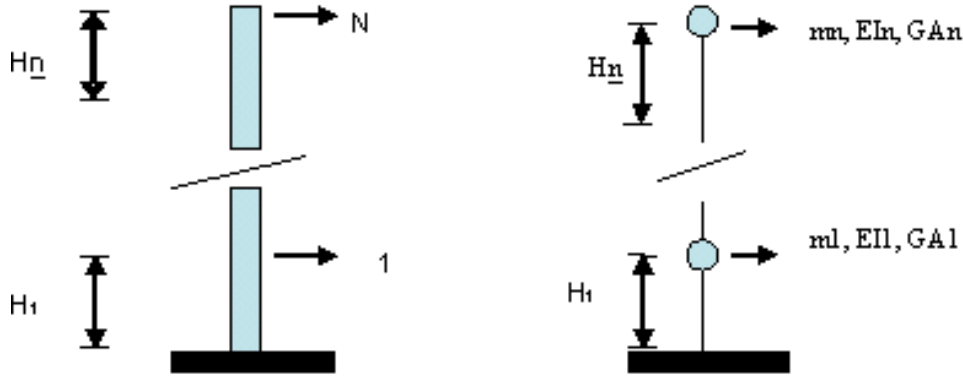


Figura 1. Estructura de muros de N GDL (grados de libertad)

Se sustituyen los términos de la matriz de flexibilidad presentados en la ecuación (1b) en el sistema (1a) y se reescriben las ecuaciones en forma de un sistema lineal con (EI) y (GA/γ) como incógnitas. Luego, eliminando la singularidad presentada en el piso N , se llega a la expresión (2), con la cual se obtienen los valores desconocidos de flexibilidad entre los pisos 1 y $(N - 1)$

$$\begin{bmatrix}
 a_{11}^a & b_{11}^a & 0 & \dots & 0 \\
 a_{11}^b & b_{11}^b & 0 & \dots & 0 \\
 \vdots & & & & \vdots \\
 a_{N-1,1}^a & b_{N-1,1}^a & \dots & a_{N-1,1}^a & b_{N-1,N-1}^a \\
 a_{N-1,1}^b & b_{N-1,1}^b & \dots & a_{N-1,1}^b & b_{N-1,N-1}^b
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 \frac{1}{(EI)_1} \\
 \frac{1}{(GA/\gamma)_1} \\
 \vdots \\
 \frac{1}{(EI)_{N-1}} \\
 \frac{1}{(GA/\gamma)_{N-1}}
 \end{bmatrix}
 =
 \begin{bmatrix}
 \frac{\phi_a^1}{\omega_a^2} \\
 \frac{\phi_b^1}{\omega_b^2} \\
 \vdots \\
 \frac{\phi_a^{N-1}}{\omega_a^2} \\
 \frac{\phi_b^{N-1}}{\omega_b^2}
 \end{bmatrix} \tag{2}$$

La ecuación (2) permite establecer un sistema de $2(N - 1)$ ecuaciones con $2(N - 1)$ incógnitas, debido a que existen dos coeficientes de rigidez desconocidos por piso (EI) y (GA/γ). Se hace entonces necesario disponer de dos formas modales, como manera de obtener $2(N - 1)$ ecuaciones. La siguiente notación es usada para los vectores modales

$$\phi_a = \{ \phi_a^1 \quad \dots \quad \phi_a^i \quad \dots \quad \phi_a^N \}^t \quad \text{y} \quad \phi_b = \{ \phi_b^1 \quad \dots \quad \phi_b^i \quad \dots \quad \phi_b^N \}^t \quad (3)$$

Los coeficientes del sistema (2) son los siguientes

$$\begin{aligned} a_{ik}^a &= \sum_{l=k}^N \sum_{u=1}^N m_{lu} \cdot \phi_a^u \cdot \alpha_{ijk} \cdot \mathbf{1}_{k \leq \text{Min}(ij)} & \text{y} & \quad a_{ik}^b = \sum_{l=k}^N \sum_{u=1}^N m_{lu} \cdot \phi_b^u \cdot \alpha_{ijk} \cdot \mathbf{1}_{k \leq \text{Min}(ij)} \\ b_{ik}^a &= \beta_k \cdot \sum_{l=k}^N \sum_{u=1}^N m_{lu} \cdot \phi_a^u \cdot \mathbf{1}_{k \leq \text{Min}(ij)} & \text{y} & \quad b_{ik}^b = \beta_k \cdot \sum_{l=k}^N \sum_{u=1}^N m_{lu} \cdot \phi_b^u \cdot \mathbf{1}_{k \leq \text{Min}(ij)} \end{aligned} \quad (4)$$

donde

$$\begin{aligned} \alpha_{ijk} &= H_k \left[\left(\sum_{l=k+1}^i H_l \right) \left(\sum_{l=k+1}^j H_l \right) + \frac{H_k}{2} \left(\sum_{l=k+1}^i H_l + \sum_{l=k+1}^j H_l \right) + \frac{H_k^2}{3} \right] \\ \mathbf{1}_{k \leq \text{min}(ij)} &= \begin{cases} 1 & \text{si } k \leq \text{min}(ij) \\ 0 & \text{si } k > \text{min}(ij) \end{cases} \end{aligned} \quad (5)$$

siendo H_k la altura del piso k , E_k el módulo de elasticidad del piso k , G_k el módulo de corte del piso k y (A_k/γ) sección transversal de corte del nivel k .

Para conocer los valores de rigidez del último piso se propone, que el nivel de daño puede ser descrito por un indicador definido como sigue¹⁸

$$\begin{aligned} (EI)_i &= (1 - D_i^f)(EI)_i^0 \\ \left(\frac{GA}{\gamma} \right)_i &= (1 - D_i^v) \left(\frac{GA}{\gamma} \right)_i^0 \end{aligned} \quad (6)$$

donde D^f es el indicador de daño en flexión, D^v el indicador de daño en corte, $(EI)_i^0$ la rigidez a flexión inicial y $(GA/\gamma)_i^0$ la rigidez en cortante inicial.

Para el último piso N sólo es posible obtener una relación entre los coeficientes de rigidez a flexión y corte (2). En este caso particular se podría suponer a falta de una aproximación más precisa, que el mismo nivel de daño afectaría a la rigidez en corte y en flexión¹⁸, es decir

$$D_N^f = D_N^v = 1 - \frac{a_{NN}^b \frac{1}{(EI)_N^0} + b_{NN}^b \frac{1}{\left(\frac{GA}{\gamma}\right)_N^0}}{\frac{\phi_b^N}{\omega_b^2} - \sum_{k=1}^{N-1} \left(a_{Nk}^b \frac{1}{(EI)_k} + b_{Nk}^b \frac{1}{\left(\frac{GA}{\gamma}\right)_k} \right)} \quad (7)$$

Una vez conseguidos los valores de EI y GA obtenidos para cada piso se puede construir la matriz de flexibilidad o rigidez del sistema.

Ajuste matricial directo no paramétrico de la matriz de masa

A continuación se presentan las expresiones derivadas de un método de ajuste matricial directo no paramétrico aplicado en este trabajo para la identificación de la matriz de masa de sistemas estructurales^{19,20}.

Notación:

- $\tilde{\mathbf{M}}$: matriz de masa inicial;
- \mathbf{M} : matriz de masa ajustada de dimensión (N, N) . Es la matriz que se desea determinar;
- N : número de grados de libertad de la estructura;
- Φ : matriz que contiene los modos de vibración medidos experimentalmente. Estos son los modos propios de la estructura real. El número de modos de vibración medidos experimentalmente no es necesario que sea igual a N ; generalmente es inferior a N . Si el número de deformadas medidas es m , la matriz Φ tendrá dimensiones (N, m) .

Para determinar la matriz de masa real \mathbf{M} se busca minimizar la “distancia” entre las matrices \mathbf{M} y $\tilde{\mathbf{M}}$, en este caso representada mediante la función $f(\mathbf{M})$

$$f(\mathbf{M}) = \|\tilde{\mathbf{M}}^{-1/2}(\mathbf{M} - \tilde{\mathbf{M}})\tilde{\mathbf{M}}^{-1/2}\| \quad (8)$$

cumpliendo con la condición $\Phi^t \mathbf{M} \Phi = I$; para ello se define una función g

$$g(\mathbf{M}) = \Phi^t \mathbf{M} \Phi - I \quad (9)$$

Con el fin de resolver el problema anterior se aplica el teorema de Lagrange a la función objetivo $f(\mathbf{M})$

$$h(\mathbf{M}, \mathbf{\Lambda}) = f(\mathbf{M}) + \mathbf{\Lambda}g(\mathbf{M}) \quad (10)$$

siendo $\mathbf{\Lambda}$ la matriz que contiene los operadores de Lagrange.

Finalmente se tiene a \mathbf{M} como solución^{19,20}

$$\mathbf{M} = \tilde{\mathbf{M}} + \tilde{\mathbf{M}}\Phi\mathbf{M}_a^{-1}(I - \mathbf{M}_a)\mathbf{M}_a^{-1}\Phi^t\tilde{\mathbf{M}} \quad (11)$$

donde

$$\mathbf{M}_a = \Phi^t \tilde{\mathbf{M}} \Phi$$

DEFINICIONES DE LA SIMULACIÓN NUMÉRICA

En la Figura 2 se muestra el esquema de trabajo a seguir. En primer lugar se simula la estructura de mampostería confinada utilizando el programa de elementos finitos SAP2000¹⁸. Se realiza un análisis modal, del cual se obtienen los parámetros dinámicos, que se sustituirán en el sistema de ecuaciones presentados en la expresión (2). Una vez resuelto el mismo, los valores obtenidos son utilizados para la formación de la matriz de flexibilidad estimada.

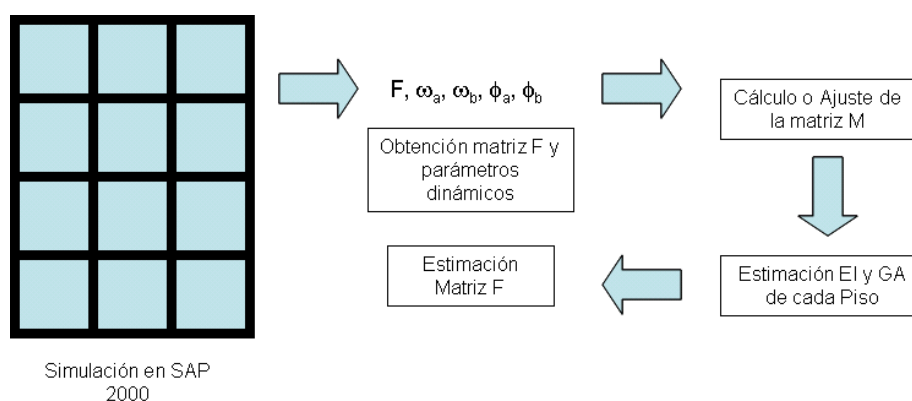


Figura 2. Proceso de evaluación del método de estimación

La calidad en la estimación de la rigidez lateral del sistema en estudio se evalúa mediante la comparación de los valores de los términos de la diagonal principal de la matriz de flexibilidad (F_{ii}). En este caso se consideran como “exactos” los obtenidos de la simulación por elementos finitos. La expresión que medirá esta diferencia se presenta a continuación

$$\text{Error } F_{ii} = \left(\frac{F_{ii}^{\text{MEF}} - F_{ii}^*}{F_{ii}^{\text{MEF}}} \right) \times 100 \quad (12)$$

donde F_{ii}^{MEF} es el término ii de la diagonal principal de la matriz de flexibilidad obtenida mediante el MEF y F_{ii}^* el término ii de la diagonal principal de la matriz de flexibilidad estimada.

Descripción de la simulación en elementos finitos

En la Figura 3a se presenta una estructura de mampostería confinada compuesta por la pared de mampostería y los elementos confinantes de concreto armado (machones y vigas de corona), simulada utilizando el programa de elementos finitos SAP2000. Para la simulación de los elementos confinantes de concreto se utiliza el elemento “shell”, capaz de representar un comportamiento de membrana y placa, o cada uno por separado. Posee grados de libertad de traslación y rotación siendo posible la transmisión de fuerzas y momentos (Figura 3b)²¹. Se utilizó un elemento “shell” plano cuadrilátero de cuatro nodos con 15 centímetros de lado y espesor. En cambio, la pared de mampostería fue simulada con el elemento “Plane”, el cual posee sólo grados de libertad de traslación transmitiendo únicamente fuerzas (Figura 3b)²¹. Las dimensiones del elemento utilizado son las mismas del elemento “shell”.

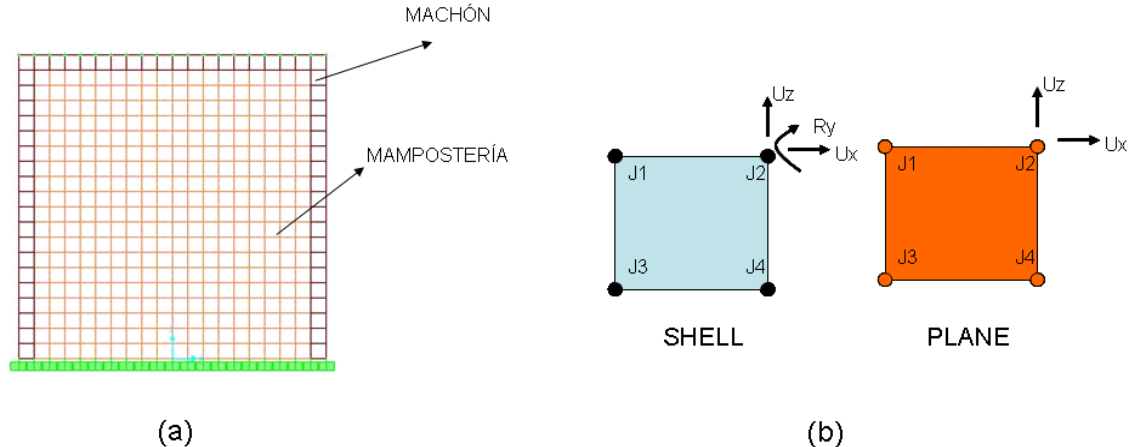


Figura 3. Modelo de mampostería confinada simulado en SAP2000

Los modelos fueron realizados considerando un sistema de entrepiso, donde los nodos pertenecientes al mismo tienen igual desplazamiento en la dirección X . Esta consideración fue escogida luego de ser comparada con la condición libre de restricciones. Se compararon los valores modales y desplazamientos ante cargas laterales, siendo la diferencia, entre los valores arrojados de ambas condiciones menor del 2 % para los casos analizados²². La misma comparación fue hecha para muros con aberturas de puerta y ventana obteniéndose diferencias entre ambas condiciones de entrepiso menores del 5 %. Las masas de las paredes son consideradas como distribuidas uniformemente en cada uno de los nodos de la estructura, adicionalmente se distribuye la masa de la losa en los nodos correspondientes al sistema de entrepiso. El modelo está empotrado en la base y el comportamiento asumido en cada análisis es siempre lineal.

Propiedades de las estructuras analizadas

En la Figura 4 se presentan las características geométricas de una estructura de mampostería confinada. Las dimensiones de los muros y calidad de los materiales serán las mismas para todos los análisis. Los modelos analizados sólo varían en cuanto a su geometría: número de pisos o vanos de la estructura.

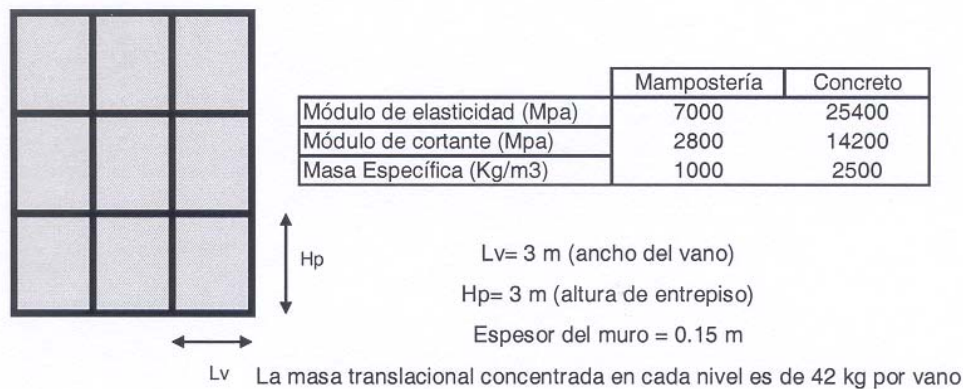


Figura 4. Características generales de la estructura de mampostería confinada utilizada

Los valores mostrados en la Figura 4 corresponden con a los materiales comúnmente utilizados en Venezuela y las recomendaciones de la norma mexicana²³.

RESULTADOS DE LA ESTIMACIÓN DE LA RIGIDEZ LATERAL

A continuación se presentan los resultados obtenidos en la estimación de la rigidez lateral de las estructuras analizadas compuestas por muros portantes de mampostería confinada. Se evalúa la calidad de la estimación de los términos de la diagonal principal de la matriz de flexibilidad lateral en función de cambios en el modelo de masas, geometría de la estructura y presencia de aberturas.

Estimación de la rigidez lateral en función del modelo de masas

Diversos métodos de estimación de la rigidez de estructuras consideran la masa del sistema como un valor conocido, generalmente proveniente de un modelo teórico (masas concentradas en los nodos, masas consistentes)^{24,25,18,16,15}. El sistema de identificación de la rigidez requiere de una matriz de masa como información inicial $\tilde{\mathbf{M}}$. En esta sección se utilizaron dos condiciones de masa para la estimación de la rigidez:

- Matriz de masa diagonal ($\tilde{\mathbf{M}}$): Éste es el modelo de masa más sencillo y comúnmente utilizado para el cálculo de estructuras simplificadas. La misma considera, que la masa del sistema está concentrada en cada una de las losas.
- Matriz de masa diagonal optimizada (\mathbf{M}): Esta matriz de masa es obtenida mediante el ajuste de la matriz diagonal $\tilde{\mathbf{M}}$ siguiendo el método expuesto previamente. Se introducen en la expresión (11) la matriz $\tilde{\mathbf{M}}$ y los valores de las dos frecuencias modales con sus respectivas formas modales experimentales, que serán utilizadas en la posterior estimación de los factores de rigidez de cada piso.

En la Tabla I se presentan los resultados obtenidos en la estimación de los F_{ii} en edificios de 3, 4 y 5 pisos con 1, 2 y 3 vanos para las dos condiciones de masa consideradas. Es clara la significativa diferencia entre asumir un modelo de masas teórico no ajustado \tilde{M} y la mejora producto de realizar previamente el ajuste de la matriz de masa M . El ajuste de la matriz de masa asegura, que la misma será como mínimo ortogonal a las dos formas modales experimentales usadas, situación que no está asegurada al tomar un modelo teórico previo. Modelos de masa teóricos más refinados sin previo ajuste utilizados en la estimación de la rigidez también conducen a errores de importante cuantía²². Debido a los resultados obtenidos en este apartado las estimaciones de rigidez posteriores serán efectuadas con un ajuste previo a la matriz de masa utilizando el método propuesto anteriormente.

Error F_{ii} (%)					
	F_{11}	F_{22}	F_{33}	F_{44}	F_{55}
1 Vano					
M	1.65	0.21	-0.01	0.05	-0.14
\tilde{M}	80.65	69.32	64.73	68.13	65.16
2 Vanos					
M	1.64	0.27	-0.05	0.07	-0.32
\tilde{M}	73.49	69.07	66.71	71.96	69.64
3 Vanos					
M	1.42	0.27	-0.16	0.04	-0.62
\tilde{M}	70.15	67.97	67.09	74.58	73.78

Error F_{ii} (%)				
	F_{11}	F_{22}	F_{33}	F_{44}
1 Vano				
M	1.09	0.04	0.07	-0.10
\tilde{M}	77.13	66.99	65.58	60.27
2 Vanos				
M	1.11	0.04	0.07	-0.25
\tilde{M}	69.26	64.96	65.68	60.40
3 Vanos				
M	1.34	0.06	0.07	-0.54
\tilde{M}	69.26	66.54	69.09	65.00

Error F_{ii} (%)			
	F_{11}	F_{22}	F_{33}
1 Vano			
M	0.53	0.08	-0.07
\tilde{M}	70.47	62.48	55.25
2 Vanos			
M	0.82	0.14	-0.18
\tilde{M}	68.35	63.85	56.39
3 Vanos			
M	1.11	0.17	-0.24
\tilde{M}	67.42	64.54	57.95

Tabla I. Resultados de la estimación de la rigidez para dos diferentes matrices de masa

Estimación de la rigidez lateral para diferentes condiciones de geometría

Se realizó un estudio para estructuras de mampostería confinada de diferentes pisos y diferente número de vanos con el fin de establecer posibles variaciones en la calidad de la estimación a medida que se variaba la geometría. En la Tabla II se presentan los resultados de este análisis observándose de los mismos errores muy bajos. Si bien a medida que crece el número de vanos, parece haber un aumento en los errores, el valor de los mismos es bastante pequeño, no superando el 2 %.

Error F_i (%)					
	F_{11}	F_{22}	F_{33}	F_{44}	F_{55}
1 vano	1.65	0.21	-0.01	0.05	-0.14
2 vanos	1.64	0.27	-0.05	0.07	-0.32
3 vanos	1.42	0.27	-0.16	0.04	-0.62

Error F_{ii} (%)				
	F_{11}	F_{22}	F_{33}	F_{44}
1 vano	1.09	0.04	0.07	-0.10
2 vanos	1.11	0.04	0.07	-0.25
3 vanos	1.34	0.06	0.07	-0.54

Error (%)			
	F_{11}	F_{22}	F_{33}
1 vano	0.53	0.08	-0.07
2 vanos	0.82	0.14	-0.18
3 vanos	1.11	0.17	-0.24

Edificio de 5 Pisos
Edificio de 4 Pisos
Edificio de 3 Pisos

Tabla II. Resultados de la estimación de la rigidez para dos diferentes geometrías

Estimación de la rigidez lateral con aberturas en la sección del muro

En lo siguiente se presenta un estudio de la sensibilidad de la calidad en la identificación de la rigidez lateral de una estructura cuando se tienen diferentes tipos de aberturas en los muros. Se presentan análisis para modelos con aberturas de ventana y de puertas de geometría común. Estos análisis fueron efectuados en estructuras de muros de mampostería de cinco pisos y un vano, con las características resumidas anteriormente.

Muros con abertura de ventana

En la Figura 5a se muestra un esquema de las estructuras analizadas, con aberturas de ventana, donde se hace variar la relación a/b entre 0,2 y 0,5 (Figura 5b). Los errores (Figura 5b) derivados en la estimación de los F_{ii} son bastante bajos. A pesar de que el aumento del tamaño de la abertura conlleva un aumento del error, su magnitud es realmente pequeña.

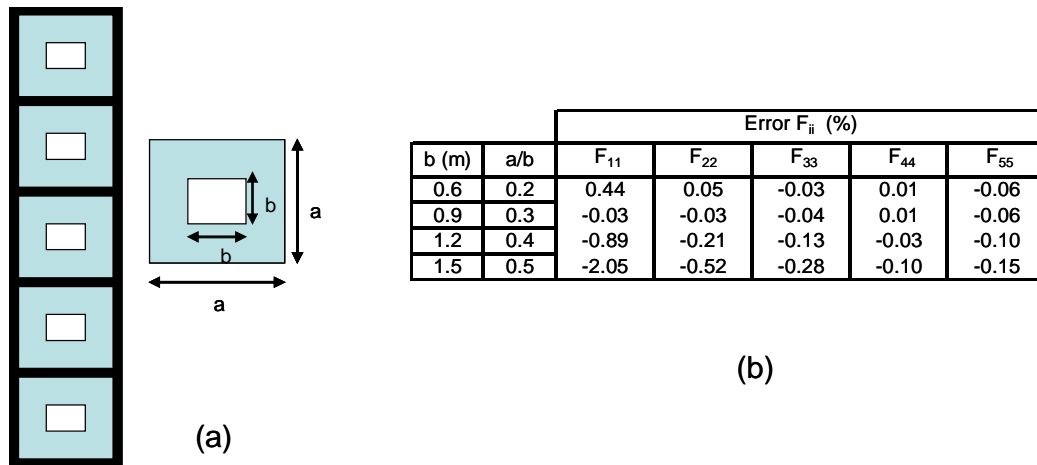


Figura 5. Muros con aberturas de ventana

Muros con aberturas de puerta

En esta sección se presenta la estimación de la rigidez lateral del edificio de mampostería confinada de cinco pisos y un vano para variaciones en la altura y ancho de la puerta (Figura 6).

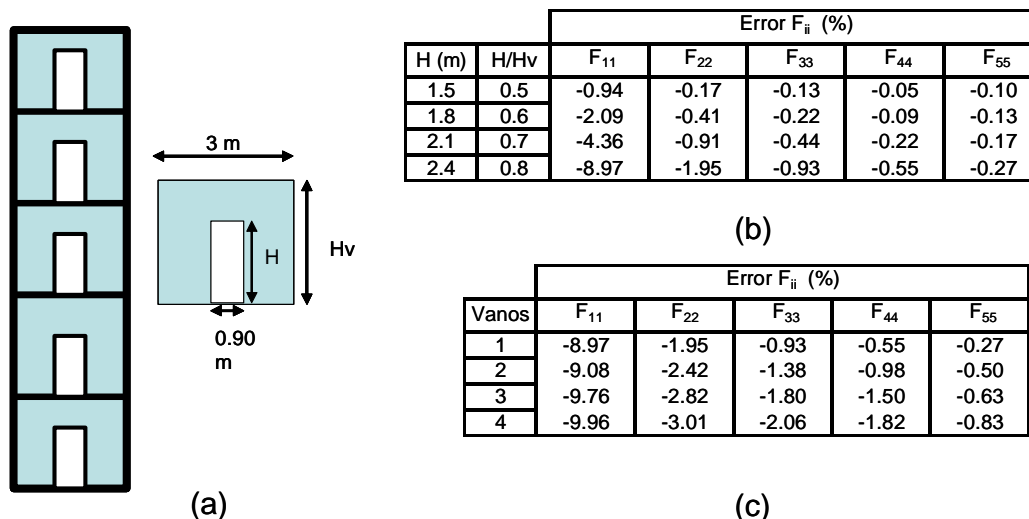


Figura 6. Muros con aberturas de puerta. Caso de variación de la altura

Variación de la altura de la puerta

Para la estructura escogida se realizaron variaciones de la relación entre la altura de la puerta y la altura del vano (H/H_v) desde una relación de 0,5 a 0,8 (Figura 6a). En la Figura 6b se observa, que a medida que aumenta la relación H/H_v , los resultados deterioran su calidad siendo los mismos de mayor importancia en los primeros pisos. Debido a los valores mostrados en la Figura 6b se realizó un estudio adicional del comportamiento de los mismos a medida que se aumenta el número de vanos manteniendo una relación H/H_v de 0,8. Del análisis de los valores presentados en la Figura 6c se desprende un ligero aumento del error a medida que aumenta el número de vanos. Un aumento importante del tamaño de la puerta incrementa la flexibilidad del muro, en particular en la zona cercana a la losa, lo cual aleja la estructura simulada de las hipótesis del modelo de voladizo, en particular en cuanto al comportamiento de la zona adyacente a la losa de piso.

Variación del ancho de la puerta

Los errores de estimación de la flexibilidad lateral de la estructura de mampostería confinada (Figura 7a) en la medida que se aumenta la relación de la abertura del ancho de la puerta contra el ancho del vano, L/L_v , son bastante bajos (Figura 7b), por lo que podría considerarse, que la presencia y aumento de la mismas no introduce deterioro en la calidad de estimación de la rigidez.

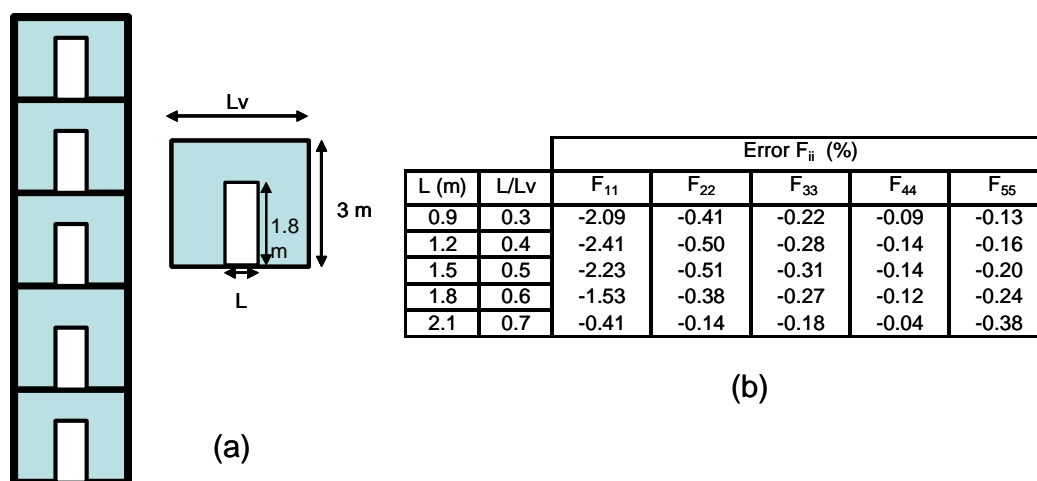


Figura 7. Muros con aberturas de puerta. Caso de variación del ancho

ESTIMACIÓN DEL CAMBIO DE RIGIDEZ

A continuación se presenta una metodología de estimación del cambio de rigidez en una estructura entre dos condiciones, para las cuales se cuente con un análisis modal. Para la estimación del cambio de rigidez se propone la definición de una flexibilidad de piso equivalente F_{ei} a partir de los valores de $(EI)_i$ y $(GA)_i$ identificados con el método propuesto previamente y evaluada según la expresión siguiente

$$F_{ei} = \frac{h_i^3}{3(EI_i^*)} + \frac{h_i}{(GA_i^*)} \quad (13)$$

La expresión que medirá el error de estimación del cambio de rigidez es la siguiente

$$\text{Error } \Delta K = \left(\frac{\Delta K_a - \Delta K_e}{\Delta K_a} \right) \times 100 \quad (14)$$

siendo ΔK_a la variación de la rigidez introducido en la simulación en el MEF y ΔK_e la variación de la rigidez estimada.

Se evalúa el cambio de rigidez de dos estructuras de mampostería confinada de 5 pisos con 2 y 3 vanos. Para lo cual se simulan y analizan las mismas conservando sus parámetros de rigidez igual a los descritos en la Figura 4. Posteriormente, los valores de rigidez de cada sección son reducidos en cada piso (ΔK_a) y se obtienen en esta nueva condición los parámetros dinámicos necesarios para la estimación de los valores $(EI)_i$ y $(GA)_i$, previo ajuste de la matriz de masa. Una vez estimados los valores de la flexibilidad equivalente de piso (13) para la condición inicial y la condición modificada, se calcula el cambio de rigidez estimado (ΔK_e). Los resultados presentados en la Tabla III establecen la posibilidad de utilizar la expresión 13 como parámetro de medición de cambios en la rigidez de una estructura de mampostería confinada previa estimación de los factores $(EI)_i$ y $(GA)_i$. Es de hacer notar, que el mayor error se encuentra en el último piso, piso este que requiere de una aproximación en la estimación de los factores de rigidez.

Piso	ΔK_e	ΔK_a	Error (%)
1	0.401	0.40	-0.19
2	0.504	0.50	-0.86
3	0.650	0.70	7.13
4	0.727	0.70	-3.89
5	0.759	0.90	15.63

3 vanos

Piso	ΔK_e	ΔK_a	Error (%)
1	0.4001	0.40	-0.03
2	0.5027	0.50	-0.54
3	0.6658	0.70	4.88
4	0.7125	0.70	-1.79
5	0.8093	0.90	10.08

2 vanos

Tabla III. Evaluación del cambio de rigidez de piso

CONCLUSIONES

Un método para estimar la rigidez lateral de muros fue aplicado de manera extensa a estructuras de muros de mampostería de uno a cinco pisos obteniéndose resultados de buena precisión y resultando en definitiva un proceso simple y eficiente. Las principales observaciones derivadas de las diversas aplicaciones efectuadas a lo largo del trabajo se resumen a continuación:

1. Ha de tenerse especial atención al modelo de masas considerado como dato inicial para la identificación de la rigidez estructural. Los modelos teóricos propuestos en la literatura no necesariamente satisfacen las relaciones de ortogonalidad respecto a los valores modales experimentales. Por ello se ha propuesto en este trabajo una metodología para el ajuste previo de la matriz de masa inicial.
2. El método propuesto para identificar la rigidez lateral es adecuado para las estructuras analizadas en este trabajo: edificios de muros de mampostería de tres a cinco pisos y de uno a tres vanos siendo los resultados obtenidos muy cercanos a los considerados como exactos.
3. La presencia de aperturas de puertas o ventanas en los muros (con geometría de uso común) no afecta de manera notable la identificación de la rigidez lateral.
4. El uso de la rigidez de piso equivalente como parámetro de medición de cambios en la rigidez de una estructura de mampostería confinada resultó ser eficiente para monitorizar posibles variaciones en la rigidez del sistema estructural.

REFERENCIAS

- 1 A. López, “La necesidad de repensar la actuación pública y privada en desarrollo urbano y vivienda” Question, Año 1, N° 8, (2003).
- 2 Kim y Lee, “Analysis of shear wall with openings using super elements”, *Engineering Structures*, Vol. **25**, pp. 981–991, (2003).
- 3 Qamaruddin, “In-plane stiffness of shear walls with openings”, *Building and Environment*, Vol. **34**, pp. 109–127, (1999).
- 4 Wang, Arnaouti y Guo, “Simplified method for evaluating fundamental natural frequency of shear wall with multiple bands of openings”, *Journal of Sound and Vibration*, pp. 334–341, (1999).
- 5 Boroscheck y Yanez, “Experimental verification of basic analytical assumptions used in the analysis of structural wall buildings”, *Engineering Structures*, Vol. **22**, pp. 657–669, (2000).
- 6 Genatios, G. Cascante, M. Lafuente, P. Bellan y M. Lorrain, “Evaluation expérimentale des caractéristiques modales et ajustement du modèle dynamique d’un bâtiment de portiques”, *Rev. Materials and Structures RILEM Paris*, Vol. **32**, pp. 117–124, (1999).
- 7 Goel y Chopra, “Vibration properties of buildings determined from record earthquake motions”, Earthquake Engineering Research Center, UBC/EERC-97/14, (1997).
- 8 Ventura y Horyna “Measured and calculated modal characteristics of the Heritage Court Tower in Vancouver, B.C.”, *International Modal Analysis Conference-XVIII*, pp. 1070–1074, (2000).
- 9 Zalka, “A simplified method for calculation of the natural frequencies of wall-frame buildings”, *Engineering Structures*, Vol. **23**, pp. 1544–1555, (2001).
- 10 Baruch, “Optimization procedure to correct stiffness and flexibility matrices using vibrations test”, *AIAA Journal*, Vol. **16**, N° 11, pp. 1208–1210, (1978).
- 11 Brun, “A simple shear wall model taking into account stiffness degradation”, *Engineering Structures*, Vol. **25**, pp. 1–9, (2003).
- 12 Kabe, “Stiffness matrix adjustment using mode data”, *AIAA Journal*, Vol. **23**, N° 9, pp. 1431–1436, (1985).
- 13 Zhang y Zerva, “Stiffness matrix adjustment using incomplete measured modes”, *AIAA Journal*, Vol. **35**, N° 5, 917–919, (1997).
- 14 F. Garcés, C. Genatios, A. Mebarki y M. Lafuente, “Reajuste de matrices de rigidez y flexibilidad para sistemas aperticados”, *Boletín Técnico del IMME, UCV Caracas*, Vol. **40**, N° 3, 19–26, (2002).
- 15 Yuan, Wu y Ma. , “Estimated mass and stiffness matrices of shear building from modal test”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. **27**, pp. 415–421, (1998).
- 16 Li, Hao, Lu y Chen, “A flexibility approach for damage identification of cantilever-type structures with bending and shear deformation”, *Computers and Structures*, Vol. **73**, pp. 565–572, (1999).
- 17 Aksoğan, “Forced vibration analysis of stiffened coupled shear walls using continuous connection method”, *Engineering Structures*, Vol. **25**, pp. 499–506, (2003).
- 18 F. Garcés, C. Genatios, M. Lafuente y A. Mebarki, “Identificación de la rigidez residual de sistemas de muros”, *Revista Internacional de Ingeniería de Estructuras*, Vol. **9**, N° 1, pp. 31–44, ESPE (Ed.), Ecuador, (2004).
- 19 F. Garcés, C. Genatios y P. Bellan, “Ajuste matricial directo no paramétrico en dinámica experimental de estructuras : Parte 1. Identificación de la matriz de masa”, *Boletín Técnico del IMME*, Vol. **37**, N° 2, UCV Caracas, (1999).
- 20 C. Rouanet, “Contribution a l’identification structurale: adéquation d’un modele mathématique a des résultats d’essais”, Tesis doctoral, 206p, Ecole Nationale Supérieure de l’Aéronautique et de l’Espace, Toulouse, Francia, (1987).
- 21 SAP 2000, Analysis Reference Manual, Computers and Structures, Inc. Berkeley, California, USA. Version 8.0, (2002).
- 22 F. Garcés, “Identificación de la rigidez lateral de edificios de muros”, Trabajo de ascenso a la categoría de profesor Agregado, IMME Universidad Central de Venezuela, Caracas, (2004).
- 23 Norma mexicana para estructuras de mampostería
- 24 L. Wong y J. Chen, “Damage identification of nonlinear structural systems”, *AIAA Journal*, Vol. **38**, N° 8, pp. 1444–1452, (2000).
- 25 L. Papadopoulos y E. García, “Structural damage identification: a probabilistic approach”, *AIAA Journal*, Vol. **36** , N° 11 , pp. 2137–2145, (1998).